

МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО РЕЖИМА ПОЛОСЫ И ВАЛКА В КЛЕТЯХ СТАНА ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ С ИНТЕРВАЛЬНЫМИ ПАРАМЕТРАМИ

Дабас М. Р.¹, Сараев П. В.²

(Липецкий государственный технический университет, Липецк)

Рассматривается задача распределения температуры полосы при горячей прокатке в интервальных значениях. Не все параметры при моделировании температуры в полосе заданы точно, так же как не все из них можно измерить с определенной долей погрешности. Рассматриваются сначала вещественные модели, далее приводятся их интервальные постановки. Приведены расчеты энергосиловой части очага деформации в вещественном виде, уточнены интервальные постановки данной задачи. Далее раскрыта комплексная задача моделирования очага деформации с вещественными параметрами, представленная в виде системы уравнений «валок – окалина – полоса». Указана полученная система линейных алгебраических уравнений с интервальными параметрами, которая легла в основу программного обеспечения для моделирования температур в чистовой группе клетей при горячей прокатке. Приведена модель расчета температуры полосы в межклетевом промежутке. С помощью программного обеспечения произведен расчет по рассмотренным моделям, начиная с очага деформации в 6 клетки и заканчивая выходом из 12 клетки. Проведено внешнее оценивание, разброс температур в интервале в среднем составил 50 градусов, что довольно много для практического применения, однако это повод для дальнейших исследований по уменьшению данного диапазона. Приведены выводы.

Ключевые слова: горячая прокатка, энергосиловой расчет, очаг деформации, интервальная арифметика.

1. Введение

Металлургическая отрасль важна в современном мире, она так или иначе стала неотъемлемой частью нашей жизни. Темпы развития подталкивают сотрудничать отрасли с наукой и научными центрами для улучшения характеристик выпускаемых продуктов, повышения рентабельности предприятия, оптимизации процессов и других целей. Тем не менее изучать и моделировать

¹ Моника Раджешевна Дабас, аспирант (monique.dabas@gmail.com).

² Павел Викторович Сараев, д.т.н., профессор (psaraev@yandex.ru).

данную область начали уже давно [14, 15, 16], хотя все еще продолжают исследования в этой области (например, в [20, 21]). С тех пор скорректировались подходы, добавились новые условия и открылись новые свойства. Ведь моделирование может помочь узнать те состояния исследуемого объекта, которые сложно измерить на практике. В предыдущих работах [5, 19] были смоделированы распределения температур в вещественных числах, получено численное решение и апробировано на реальных данных. Далее, определив, что точность входных параметров определяет, насколько выходной результат будет совпадать с ожидаемым (реальным), было исследовано влияние входных интервальных параметров на температуру полосы в межклетевых промежутках [13]. В той или иной степени моделирование неопределенности в разных областях производства или окружающего нас мира интересовало ученых всегда [2, 7, 17, 18]. В данной статье рассматривается очаг деформации не только как теплообмен с полосой, но еще с добавлением окалины и энергосиловых расчетов, возникаемых при пластической деформации. При этом при прокатке сталь проходит в чистовой группе по клетям, состоящих не только из очага деформации, но и межклетевого промежутка. В предыдущих работах (в вещественных моделях) к чистовой группе еще относился промежуточный рольганг и рассматривался полный участок стана горячей прокатки от выхода из черновой группы клетей до выхода из чистовой группы клетей. В рамках данной статьи рассмотрим применение интервальных входных параметров в каждой клетке (очаг с межклетевым промежутком) без учета промежуточного рольганга.

2. Постановка задачи

Расчет тепловых режимов в очаге деформации начинается с геометрической и энергосиловой части. В геометрических расчетах рассчитываются длина очага, необходимые углы, скорректированный радиус; параметры при этом заданы точно, поэтому в данной статье геометрические расчеты не будут рассматриваться. Подробнее рассмотрим энергосиловые расчеты.

2.1. ЭНЕРГОСИЛОВЫЕ РАСЧЕТЫ

Нормальное напряжение $p_{contact}$ [12] в очаге деформации рассчитывается по формуле

$$p_{contact}(\varphi) = \min_{\varphi \in [0; \varphi_{max}]} (p_{back}(\varphi), p_{forw}(\varphi)),$$

где напряжения p_{back} и p_{forw} – нормальные напряжения в зоне отставания и опережения соответственно и удовлетворяют уравнениям равновесия Т. Кармана:

$$(1) \quad dp_{back} = (K_c - \frac{\mu \cdot p_{back}}{\tan \varphi}) \frac{dh}{h},$$

$$(2) \quad dp_{forw} = (K_c + \frac{\mu \cdot p_{forw}}{\tan \varphi}) \frac{dh}{h}.$$

Здесь K_c – сопротивление деформации полосы; μ – коэффициент трения; φ – угол между касательной к поверхности валка и горизонтальной плоскостью; $h = h(\varphi)$ – функция, описывающая изменение толщины полосы в очаге.

Для определения сопротивления деформации K_c полосы используются формулы

$$(3) \quad K_{c_i} = K_{def_0} + (K_{def_1} - K_{def_0}) \sqrt{\frac{i \cdot \theta \cdot R_{def}}{L}},$$

$$(4) \quad K_{def_0} = k_{K_{def}} \cdot s_{St} \cdot \delta_{Y0} \cdot u^{a_{St}} \cdot (10 \cdot 0,1)^{b_{St}} \cdot \left(\frac{T_{sr}}{1000}\right)^{c_{St}},$$

$$(5) \quad K_{def_1} = k_{K_{def}} \cdot s_{St} \cdot \delta_{Y0} \cdot u^{a_{St}} \cdot (10 \cdot \epsilon_{ps} H(h_a, h_b))^{b_{St}} \cdot \left(\frac{T_{sr}}{1000}\right)^{c_{St}},$$

$$u = \frac{v_{wr} \cdot L}{R_{def} \cdot (h_b + h_a)},$$

где $s_{St}, a_{St}, b_{St}, c_{St}, \delta_{Y0}$ – коэффициенты Андreyюка, определяемые для марки стали полосы; $k_{K_{def}} = 1,15$ – корректирующий коэффициент; u – скорость деформации в клети; $\epsilon_{ps} H(h_a, h_b)$ – относительное обжатие полосы в очаге; T_{sr} – температура полосы на входе в текущий очаг, С; $v_{wr} = v_{Stand}$ – скорость валка (клетки), м/с; L – длина очага; R_{def} – деформированный радиус валка, м; h_b – толщина полосы на входе в очаг, м; h_a – толщина полосы на выходе из очага, м; θ – шаг по углу.

Можно заметить, что поскольку T_{sr} – усредненная температура полосы, то она напрямую зависит от распределения температуры в полосе v . Выделим интервальную переменную полужирным шрифтом. Таким образом, в интервальной постановке задачи в очаге деформации температура T_{sr} также является интервальной, и уравнения (3)–(5) превращаются в интервальные.

$$(6) \quad \mathbf{K}_{c_i} = \mathbf{K}def_0 + (\mathbf{K}def_1 - \mathbf{K}def_0) \sqrt{\frac{i \cdot \theta \cdot R_{def}}{L}},$$

$$(7) \quad \mathbf{K}def_0 = k_{Kdef} \cdot s_{St} \cdot \delta_{Y0} \cdot u^{a_{St}} \cdot (10 \cdot 0,1)^{b_{St}} \cdot \left(\frac{\mathbf{T}_{sr}}{1000}\right)^{c_{St}},$$

$$(8) \quad \mathbf{K}def_1 = k_{Kdef} \cdot s_{St} \cdot \delta_{Y0} \cdot u^{a_{St}} \cdot (10 \cdot epsH(h_a, h_b))^{b_{St}} \cdot \left(\frac{\mathbf{T}_{sr}}{1000}\right)^{c_{St}},$$

Пусть $\Delta \mathbf{K}_{c_i} = (\mathbf{K}_{c_i} - \mathbf{K}_{c_{i-1}})$ – изменение сопротивления полосы, тогда итоговые формулы для расчета контактных напряжений $\mathbf{p}x_{0_i}$ и $\mathbf{p}x_{1_i}$, соответствующих уравнениям (1) и (2), с учетом дискретизации пространства:

$$\mathbf{p}x_{0_i} = \mathbf{p}x_{0_{i-1}} + \Delta \mathbf{K}_{c_i} + \mathbf{K}_{c_{i-1}} \cdot epsH(h_{i-1}, h_i) + \frac{\mu \cdot \mathbf{p}x_{0_{i-1}} \cdot \theta \cdot R_{def}}{h_i}, i = 1, \dots, N,$$

$$\mathbf{p}x_{1_i} = \mathbf{p}x_{1_{i-1}} + \Delta \mathbf{K}_{c_i} + \mathbf{K}_{c_{i-1}} \cdot epsH(h_{N-(i-1)}, h_{N-i}) + \frac{\mu \cdot \mathbf{p}x_{1_{i-1}} \cdot \theta \cdot R_{def}}{h_{N-i}}, i = 1, \dots, N,$$

где N – количество точек в очаге деформации; $h_i = curH(i \cdot \theta)$ – толщина полосы для угла φ_i ; σ_B, σ_F – продольные напряжения в полосе на входе в очаг деформации и на выходе из очага.

Тогда контактное напряжение будет рассчитано по формуле

$$\mathbf{p}x_{Cont_i} = \min(\mathbf{p}x_{0_i}, \mathbf{p}x_{1_{N-i}}), i = 0, \dots, N.$$

В рамках текущего исследования было реализовано сравнение интервалов через меру их удаленности, предложенное в работе [6].

После расчета контактного напряжения $\mathbf{p}x_{Cont}$ определяется расчетное усилие прокатки F_{calc} как суммарное давление

по площади контакта:

$$F_{calc} = \int_0^L p_{contact}(\varphi) d\varphi.$$

где L – длина очага деформации.

Коэффициенты трения μ определяются обратным пересчетом по фактическому усилию прокатки.

Нейтральная точка N_{neutr} – точка пересечения решений уравнений (1) и (2). Касательные напряжения определяются выражением

$$\tau_{contAbs}(\varphi) = \mu \cdot p_{cont}(\varphi),$$

а предел текучести –

$$(9) \quad \tau_{shear}(\varphi) = \frac{K_c(\varphi)}{1,15}.$$

$$\tau_{cont}(\varphi) = \begin{cases} \min(\tau_{contAbs}(\varphi); \tau_{shear}(\varphi)), & \text{при } \varphi \in [0; \varphi_{Nneutr}), \\ -\min(\tau_{contAbs}(\varphi); \tau_{shear}(\varphi)), & \text{при } \varphi \in [\varphi_{Nneutr}; \varphi_{max}]. \end{cases}$$

Скорость относительного скольжения ω_{slip} поверхностей валка и полосы вычисляется по формуле

$$w_{slip}(\varphi) = \left| v_{stand} \cdot \left(\frac{h_{neutr}}{h(\varphi)} - 1 \right) \right|,$$

где v_{stand} – скорость полосы в очаге.

2.2. ОЧАГ ДЕФОРМАЦИИ

Распределение температур подчиняется уравнению теплопроводности. Поскольку при горячей прокатке на полосе прокатной стали образуется окалина, то необходимо решить систему из трех уравнений (для валка, окалины и полосы) с краевыми условиями первого и второго рода [8].

В общем виде уравнение для функции $u(r, t)$ выглядит следующим образом [10]:

$$(10) \quad \frac{\partial u}{\partial t} - a \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} = f(r, t).$$

Для учета вращения валка (против часовой стрелки) будем считать, что один конец стержня закреплен в центре валка, а второй вращается с угловой скоростью ω . При этом тепловой поток q в граничном условии в зависимости от текущего значения времени должен учитывать характеристики текущей зоны охлаждения.

Пусть φ – угол между текущим положением стержня и радиусом. Сделаем в задаче (10) замену $\varphi = t\omega$ с учетом $\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial u}{\partial \varphi} \frac{\partial \varphi}{\partial t} = \frac{\partial u}{\partial \varphi} \omega$, в результате получим:

$$\frac{\partial u}{\partial \varphi} \cdot \frac{\partial \varphi}{\partial t} - \frac{a}{\omega} \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} = f(r, t),$$

где $\frac{\partial \varphi}{\partial t} = \omega$ – угловая скорость вращения вала.

Таким образом, наши уравнения будут представлены в следующем виде:

– для вала в очаге деформации

$$(11) \quad \begin{cases} \frac{\partial u}{\partial \varphi} - a_{wr} \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} = 0, r \in [0; R_{def}], \varphi \in [0; \varphi_{max}], \\ \frac{\partial u}{\partial r}(0, \varphi) = 0, \varphi \in [0; \varphi_{max}], \\ u(r, 0) = C_1(r), r \in [0; R_{def}], \\ u(R_{def}, \varphi) = v(R, \varphi), \varphi \in [0; \varphi_{max}]; \end{cases}$$

– для окалины

$$(12) \quad \begin{cases} \frac{\partial w}{\partial \varphi} - a_{sc} \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} = 0, \\ \lambda_{sc} \frac{\partial w}{\partial r}(R_{def}, \varphi) = \lambda_{wr} \frac{\partial u}{\partial r}(R_{def}, \varphi) - q(\varphi), \\ \lambda_{sc} \frac{\partial w}{\partial r}(R_{def} + \delta_{sc}, \varphi) = \lambda_S \frac{\partial V}{\partial r}(R_{def} + \delta_{sc}, \varphi), \\ r \in [R_{def}; R_{def} + \delta_{sc}], \varphi \in [0; \varphi_{max}]; \end{cases}$$

– для полосы в очаге деформации

$$(13) \quad \begin{cases} \frac{\partial V}{\partial \varphi} - a_s \frac{\partial^2 V}{\partial r^2} = \frac{f(r, \varphi)}{\omega}, \varphi \in [0; \varphi_{max}], \\ r \in [R_{def} + \delta_{sc}; r_{max}(\varphi)], \\ V(r_{max}(\varphi), \varphi) = C_2(\varphi), \varphi \in [0; \beta], \\ \frac{\partial V}{\partial r}(r_{max}(\varphi), \varphi) = 0, \varphi \in (\beta; \varphi_{max}]. \end{cases}$$

Здесь $a_k = \frac{\lambda_k}{\rho_k c_k \omega}$, $k \in \{sc, s, wr\}$ – коэффициенты температуропроводности окалины, стали полосы и вала соответственно; $\omega = \frac{v_{Stand}}{R_{def}}$ – угловая скорость вращения вала; v_{Stand} – скорость клетки; R_{def} – деформированный радиус вала; λ_k , $k \in \{sc, s, wr\}$ – коэффициенты теплопроводности; ρ_k , $k \in \{sc, s, wr\}$ – плотности материалов; c_k , $k \in \{sc, s, wr\}$ –

удельные теплоемкости; δ_{sc} – толщина окалины; $C_2(\varphi)$ – распределение температур в полосе соответственно на входе в очаг деформации; $q(\varphi)$ – плотность теплового потока от трения в зоне контакта; $C_1(r)$ – распределение температуры в глубину валка на выходе из очага деформации.

В качестве начальных параметров в очаг деформации приходит температура полосы, смоделированная на предыдущем участке стана: на промежуточном рольганге или на межклетевом промежутке. Для расчетов в вещественной модели в качестве входной температуры усреднялись значения температуры по каждой полосе, получаемые с датчика в начале промежуточного рольганга. В рамках другого исследования был проведен анализ трендов температур по полосам и выделен диапазон разброса значений, что позволило подавать на промежуточный рольганг достоверные данные. Соответственно с него и далее температура полосы является интервальной, т.е. и $C_2(\varphi)$. От температуры полосы также зависят коэффициент теплопроводности λ_s и удельная теплоемкость c_s полосы, поэтому они тоже являются интервальными значениями. Таким образом, задача моделирования температуры полосы в очаге деформации (11)–(13) в интервальных значениях принимает вид:

– для валка в очаге деформации

$$(14) \quad \begin{cases} \frac{\partial u}{\partial \varphi} - a_{wr} \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} = 0, r \in [0; R_{def}], \varphi \in [0; \varphi_{max}], \\ \frac{\partial u}{\partial r}(0, \varphi) = 0, \varphi \in [0; \varphi_{max}], \\ u(r, 0) = C_1(r), r \in [0; R_{def}], \\ u(R_{def}, \varphi) = v(R, \varphi), \varphi \in [0; \varphi_{max}], \end{cases}$$

– для окалины

$$(15) \quad \begin{cases} \frac{\partial w}{\partial \varphi} - a_{sc} \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} = 0, \\ \lambda_{sc} \frac{\partial w}{\partial r}(R_{def}, \varphi) = \lambda_{wr} \frac{\partial u}{\partial r}(R_{def}, \varphi) - q(\varphi), \\ \lambda_{sc} \frac{\partial w}{\partial r}(R_{def} + \delta_{sc}, \varphi) = \lambda_s \frac{\partial v}{\partial r}(R_{def} + \delta_{sc}, \varphi), \\ r \in [R_{def}; R_{def} + \delta_{sc}], \varphi \in [0; \varphi_{max}], \end{cases}$$

– для полосы в очаге деформации

$$(16) \quad \begin{cases} \frac{\partial v}{\partial \varphi} - \mathbf{a}_s \frac{\partial^2 v}{\partial r^2} = \frac{\mathbf{f}(r, \varphi)}{\omega}, \varphi \in [0; \varphi_{max}], \\ r \in [R_{def} + \delta_{sc}; r_{max}(\varphi)], \\ \mathbf{v}(r_{max}(\varphi), \varphi) = \mathbf{C}_2(\varphi), \varphi \in [0; \beta], \\ \frac{\partial v}{\partial r}(r_{max}(\varphi), \varphi) = 0, \varphi \in (\beta; \varphi_{max}]. \end{cases}$$

Вследствие того, что решается единая задача для валка, окалины и полосы, температура валка \mathbf{u} и окалины \mathbf{w} , а также коэффициент температуропроводности валка \mathbf{a}_{wr} также стали интервальными параметрами.

Используя конечно-разностную аппроксимацию [3, 9], задача (14)–(16) свелась к расчету $(i + 1)$ -го слоя из СЛАУ относительно \mathbf{u}_j^{i+1} и \mathbf{v}_g^{i+1} , $j = 1, \dots, M_{cont} - 1, g = 1, \dots, M_s - 1$.

$$(17) \quad \mathbf{A}\mathbf{x} = \mathbf{b},$$

где $\mathbf{A}^{(M_{cont}+M_s-2) \times (M_{cont}+M_s-2)}$ – матрица коэффициентов перед значениями функций в правой части, \mathbf{x} – значения функции на $(i + 1)$ -м слое, \mathbf{b} – вектор из правых частей уравнений.

$$\mathbf{A} = \begin{pmatrix} 1 + \frac{\theta \mathbf{a}_{wr}}{h^2} & -\frac{\theta \mathbf{a}_{wr}}{h^2} & 0 & \dots & 0 & 0 \\ -\frac{\theta \mathbf{a}_{wr}}{h^2} & 1 + \frac{2\theta \mathbf{a}_{wr}}{h^2} & -\frac{\theta \mathbf{a}_{wr}}{h^2} & \dots & 0 & 0 \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ \vdots & -\frac{\theta \mathbf{a}_{wr}}{h^2} & \frac{1 + \frac{2\theta \mathbf{a}_{wr}}{h^2} - \frac{\theta \mathbf{a}_{wr} \beta_2 \beta_4}{h^2(1-\beta_2 \beta_3)}}{\frac{\theta \mathbf{a}_{wr} \beta_1}{h^2(1-\beta_2 \beta_3)}} & -\frac{\theta \mathbf{a}_{wr} \beta_2 \beta_4}{h^2(1-\beta_2 \beta_3)} & 0 & \vdots \\ \vdots & 0 & -\frac{\theta \mathbf{a}_s \beta_1 \beta_3}{h_s^2(1-\beta_2 \beta_3)} + \frac{1 + \frac{\theta \mathbf{a}_s \beta_4}{h_s^2(1-\beta_2 \beta_3)}}{\frac{\theta \mathbf{a}_s \beta_4}{h_s^2(1-\beta_2 \beta_3)}} & -\frac{\theta \mathbf{a}_s}{h_s^2} & \vdots & \vdots \\ \vdots & \ddots & \ddots & \ddots & \ddots & \vdots \\ 0 & \dots & 0 & -\frac{\theta \mathbf{a}_s}{h_s^2} & 1 + \frac{2\theta \mathbf{a}_s}{h_s^2} & -\frac{\theta \mathbf{a}_s}{h_s^2} \\ 0 & \dots & \dots & \dots & -\frac{\theta \mathbf{a}_s}{h_s^2} & 1 + \frac{2\theta \mathbf{a}_s}{h_s^2} \end{pmatrix},$$

где $\beta_1, \beta_2, \beta_3, \beta_4$ – выведенные сокращения формул, причем дополнительно

$$\mathbf{A}^{(M_{cont}+M_s-2) \times (M_{cont}+M_s-2)} = \begin{cases} 1 + \frac{2\theta\mathbf{a}_s}{h_s^2} & \text{при } \varphi \in [0; \beta], \\ 1 + \frac{\theta\mathbf{a}_s}{h_s^2} & \text{при } \varphi \in (\beta; \varphi_{max}]; \end{cases}$$

$$\mathbf{b} = \begin{pmatrix} \mathbf{u}_1^i \\ \vdots \\ \mathbf{u}_j^i \\ \vdots \\ \mathbf{u}_{M_{cont}-2}^i \\ \mathbf{u}_{M_{cont}-1}^i + \frac{\theta\mathbf{a}_{wr}\dot{q}^{i+1}}{h^2} \\ \mathbf{v}_{M_{cont}+2}^i + \theta\mathbf{f}_{M_{cont}+2}^i + \frac{\theta\mathbf{a}_s\beta_3\dot{q}^{i+1}}{h_s^2(1-\beta_2\beta_3)} \\ \mathbf{v}_{M_{cont}+3}^i + \theta\mathbf{f}_{M_{cont}+3}^i \\ \vdots \\ \mathbf{v}_j^i + \theta\mathbf{f}_j^i \\ \vdots \\ \mathbf{v}_{M-2}^i + \theta\mathbf{f}_{M-2}^i \\ \begin{cases} \mathbf{v}_{M-1}^i + \theta\mathbf{f}_{M-1}^i + \frac{\theta\mathbf{a}_s}{h_s^2}C_3^{i+1} & \text{при } \varphi \in [0; \beta], \\ \mathbf{v}_{M-1}^i + \theta\mathbf{f}_{M-1}^i & \text{при } \varphi \in (\beta; \varphi_{max}]; \end{cases} \end{pmatrix}.$$

Получившуюся модель объединим с задачей распределения температуры в полосе на межклетевом промежутке в интервальных параметрах [13]:

$$\begin{cases} \frac{\partial v}{\partial t} - \mathbf{a}_s \frac{\partial^2 v}{\partial v^2} = 0, y \in [0, \frac{d}{2}], t \in [0, t_{max}], \\ \mathbf{v}(y, 0) = u(y, \varphi_{max}), y \in [0, \frac{d}{2}], \\ \frac{\partial v}{\partial y}(0, t) = 0, t \in [0, t_{max}], \\ \frac{\partial v}{\partial y}(0, t) = -\frac{1}{\lambda_s} \mathbf{q}(t), t \in [0, t_{max}]; \end{cases}$$

где $\mathbf{a}_p = \frac{\lambda_s}{\rho_s c_s}$, λ_s – коэффициент теплопроводности стали; ρ_s – плотность стали; c_s – удельная теплоемкость стали;

$q(t)$ – тепловой поток, соответствующий теплоотдаче за счет излучения полосы и конвективного обмена с водой и воздухом:

$$q(t) = \alpha_{conv}(t) \left(v \left(\frac{d}{2}, t \right) - \theta(t) \right) + \alpha_{rad}(t) \left(v^4 \left(\frac{d}{2}, t \right) - \theta^4(t) \right).$$

3. Заключение

Таким образом, собрано интервальное решение задачи распределения температуры в чистой группе клетей стана горячей прокатки: от начала 6 клетки до выхода из 12 клетки. Для расчетов по модели было доработано программное обеспечение, главное окно которого представлено на рис. 1, и в него были добавлены интервальные операции, как в [1, 11].

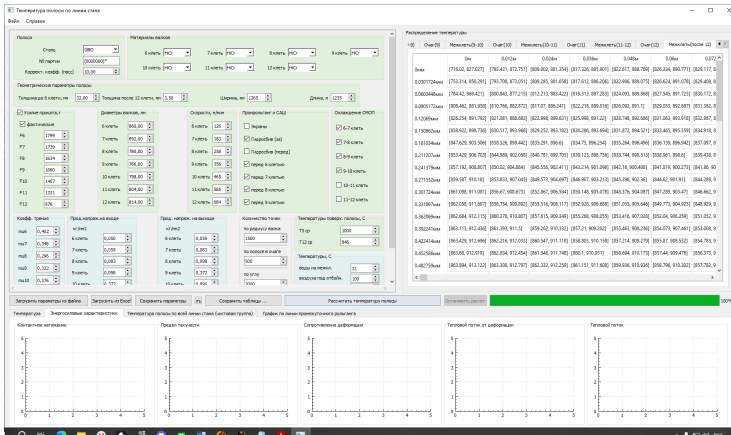


Рис. 1. Главное окно программы

Можно заметить, что в очаге деформации основным фактором, влияющим на интервальное распределение температуры, является входная температура полосы. За счет нее все остальные величины задачи стали интервальными. Апробация вещественной модели была показана в работе [4], поэтому оценкой качества модели можно считать попадание вещественного значения в интервальное. На межклетевом промежутке влияющих параметров больше за счет погрешности расположения датчиков, отсутствия точной информации о характеристиках материала исследуемых

объектов, неопределенности окружающей среды, например температур вне стана и внутри клетей. Добавление неопределённости в очаге деформации за 6 клетей накопило разброс между нижней и верхней границей интервального значения температуры в полосе до 90 градусов, среднее значение отклонения составило 50,9 градусов, минимальное – 50 градусов (рис. 2). Данная внешняя оценка является завышенной, однако она гарантирует, что действительное решение находится в полученных рамках (интервалах).

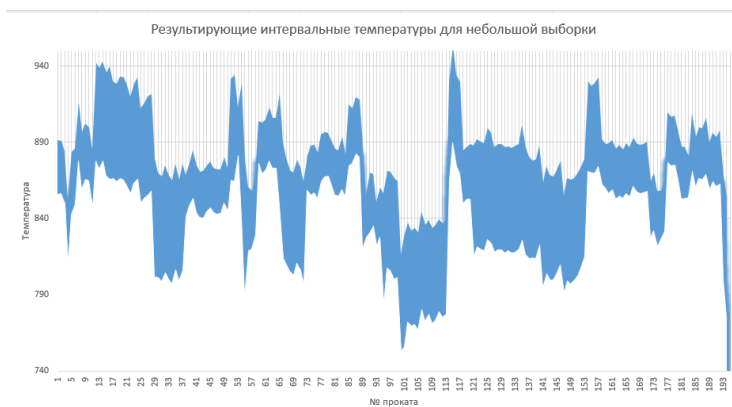


Рис. 2. Интервальные температуры для небольшой выборки

Литература

1. АНДРОСОВ А.С., ШАРЫЙ С.П. *IntvalPy - библиотека интервальных вычислений на языке Python* // Вестник НГУ Серия: Информационные технологии. – 2022. – Т. 20, №4. – С. 5–23.
2. БОЛОТНОВ А.М., ХИСАМЕТДИНОВ Ф.З. *Численные исследования катодной защиты трубопроводов с учетом интервальной неопределенности в исходных данных* // Вестник Уфимского государственного авиационного технического университета. – 2018. – Т. 22, №3(81). – С. 105–113.

3. ВЕРЖБИЦКИЙ В.М. *Численные методы. Математический анализ и обыкновенные дифференциальные уравнения.* – М.: Изд-во «Высшая школа», 2001. – 382 с.
4. ДАБАС М.Р., ЗУБКОВА Н.С., КОБЗЕВ А.А. *Адаптация математической модели теплового режима полосы в чистой группе клеток стана горячей прокатки // XVII Всероссийская школа-конференция молодых ученых «Управление большими системами».* – 2021. – С. 515–521.
5. ДАБАС М.Р. *Математическое моделирование теплового режима полосы на межклетевом промежутке при горячей прокатке // Сборник материалов Шестнадцатой Всероссийской научно-практической конференции студентов и аспирантов.* – 2019. – С. 258–260.
6. ЛЕВИН В.И. *Сравнение интервалов и оптимизационные задачи с интервальными параметрами // Радиоэлектроника, информатика, управление.* – 2002. – №1(7). – С. 57–62.
7. ЛЕВИН В.И. *Интервально-дифференциальные уравнения и метод их решения // Вестник российских университетов. Математика.* – 2015. – Т. 20, № 2. – С. 302–306.
8. ПИМЕНОВ В.А., ПОГОДАЕВ А.К., КОВАЛЕВ Д.А. *Влияние тепловых режимов горячей прокатки на образование дефектов поверхности холоднокатаного листа // Производство проката.* – 2018. – № 12. – С. 8–14.
9. САМАРСКИЙ А.А., ГУЛИН А.В. *Численные методы.* – М.: Наука, 1989. – 432 с.
10. ТИХОНОВ А.Н., САМАРСКИЙ А.А. *Уравнения математической физики.* – М.: Главиздат, 1953. – 660 с.
11. ШАРЫЙ С.П. *Конечномерный интервальный анализ.* – Новосибирск: XYZ, 2021. – 650 с.
12. CASTRO J.A. DE, MOREIRA L.P. *Modelling the hot rolling process using a finite volume approach // WIT Transactions on Engineering Sciences.* – 2008. – No. 59. – P. 419–428.
13. DABAS M., SARAIEV P. *Modeling of Temperature Strip with Interval Parameters in Interstand Gap in Hot Rolling // 3rd Int. Conf. on Control Systems, Mathematical Modeling, Automation*

- and Energy Efficiency (SUMMA) – 2021. – No. 3. – P. 1–4.
14. EDBERG J., MANTYLA P. *Requirements of material modeling for hot rolling* // Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications / Ed.: Shen S. Dawson. – 1995. – P. 253–258.
 15. GASILOV N.A, AMRAHOV S. *On differential equations with interval coefficients* // Mathematical Methods in the Applied Sciences. – 2019. – No. 43.
 16. GASILOV N.A *Solving a system of linear differential equations with interval coefficients* // Discrete and Continuous Dynamical Systems – B. – 2021. – No. 5(26). – P. 2739–2747.
 17. HWANG, J.-K. *Thermal Behavior of a Rod during Hot Shape Rolling and Its Comparison with a Plate during Flat Rolling* // Processes. – 2000. – No. 8 327. – 14 p.
 18. MUOJEKWU C.A. *Modeling of thermomechanical and metallurgical phenomena in steel strip during hot direct rolling and runout table cooling of thin-cast slabs*. Columbia: Department of metals and Materials engineering, the University of British Columbia, 1998.
 19. ORESHINA M., DABAS M. *Modeling of Thermal Mode in Steel Rolling* // 2st Int. Conf. on Control Systems, Mathematical Modelling, Automation and Energy Efficiency (SUMMA). – 2020. – No. 2. – P. 1–4.
 20. PEREZ-ALVARADO A., CASTANEDA R.S., CHATTO-PADHYAY K., MORALES R. *Numerical Simulation of the Hot Rolling Process of Steel Beams* // Materials. – 2021. – No. 14, 7038. – 18 p.
 21. ROSIAK A., SANTOS T.G. DOS, ALBA D.R., BRITO A.M.G. et al. *Thermal Behavior of a Rod during Hot Shape Rolling and Its Comparison with a Plate during Flat Rolling* // American Scientific Research Journal for Engineering, Technology, and Sciences (ASRJETS). – 2020. – Vol. 71, No. 1. – P. 182–194.
 22. VISCOROVA, R., SCHOLZ R., SPITZER K.-H., WENDELSTORF J. *Spray water cooling heat transfer under oxide scale formation conditions* // Advanced Computational

Methods in Heat Transfer IX. – 2006. – P. 163–172.

MODELING OF THE TEMPERATURE REGIME OF THE STRIP AND ROLL IN THE STANDS OF THE HOT ROLLING MILL WITH INTERVAL PARAMETERS

Monika Dabas, Lipetsk State Technical University, Lipetsk,
graduate student (monique.dabas@gmail.com).

Pavel Saraev, Lipetsk State Technical University, Lipetsk, Doctor
of Technical Science, professor (psaraev@yandex.ru).

Abstract: The article deals with the problem of the distribution of the strip temperature during hot rolling in interval values. Not all parameters in the modeling of the temperature in the steel are set exactly, just as not all of them can be measured with a certain degree of error. Real models are considered first, then their interval statements are given. The article presents calculations of the energy-power part of the deformation focus in real parameters, the interval statements of this problem are clarified. Further, the complex problem of modeling a deformation focus with real parameters is disclosed, presented in the form of a system of equations "roll-scale-strip". The obtained system of linear algebraic equations with interval parameters is presented, which formed the basis of software for modeling temperatures in the finishing group of stands during hot rolling. A model for calculating the temperature of the strip in the interstand gap is given. With the help of the software, the calculation was made according to the models considered, starting with the deformation center in the 6 stand, ending with the exit from the 12 stand. The average temperature value was 50 degrees, which is quite a lot for practical use, but this is a reason for further research to reduce this range. Conclusions are given.

Keywords: hot rolling, energy-force calculation, deformation zone, interval arithmetic.

УДК 519.6

ББК 22.193

DOI: 10.25728/ubs.2024.107.06

*Статья представлена к публикации
членом редакционной коллегии П.А. Головинским.*

Поступила в редакцию 02.11.2023.

Дата опубликования 31.01.2024.